Revista Internacional de
Ingeniería
de Estructuras

Vol. 25, 4, 499-520 (2020)

DISPLACEMENT BASED DESIGN PROCEDURE FOR THE RETROFITTING STRUCTURE WITH HYSTERETICS DAMPED BRACES

Cristian Otto Bay [(1)], Gustavo Luis Palazzo [(2)]

[(1)] GEDEC, FRSR, Universidad Tecnológica Nacional, Urquiza 314, San Rafael, Mendoza, Argentina.
cbay@frsr.utn.edu.ar
[(2)] CeReDeTeC, FRM, Universidad Tecnológica Nacional, Rodríguez 273, Ciudad, Mendoza, Argentina.
gpalazzo@frm.utn.edu.ar

Received: August 2020. Accepted: November 2020. Published: December 2020.

ABSTRACT

In areas of high seismic hazard, there are structures that may require retrofit structural to improve their performance. An alternative to making these retrofits is the incorporation of passive energy systems. This work aims to propose a low-cost, easy-to-implement displacement-based design method for structures reinforced with hysterical dissipation systems, with the aim of achieving an adequate level of performance. The methodology applies to a building characteristic of the province of Mendoza (Argentina) of the 70s. The devices are first designed and the proposed method is subsequently tested with nonlinear dynamic analysis according to the requirements of the American standard ASCE/SEI 7-16. For seismic excitation, two groups of seven registers representative of the site area are chosen, which are scaled by amplitude adjustment and spectral adjustment. Based on the consideration of several response parameters, the efficiency of the proposed design procedure is shown

Keywords: Buckling Restrained Brace; Displacement Based Design.

DISEÑO BASADO EN DESPLAZAMIENTOS PARA EL REFUERZO DE ESTRUCTURAS CON DISIPADORES HISTERÉTICOS

RESUMEN

En zonas de alta peligrosidad sísmica existen estructuras que pueden requerir un refuerzo estructural para mejorar su desempeño. Una alternativa para realizar estos refuerzos es la incorporación de sistemas pasivos de energía. Este trabajo tiene por objeto proponer un método de diseño basado en desplazamientos, de bajo costo computacional y fácil implementación, para estructuras reforzadas con sistemas de disipación pasiva de energía del tipo histerético, con el objetivo de alcanzar un nivel de desempeño adecuado. La metodología se aplica a un edificio característico de la provincia de Mendoza (Argentina) de la década del 70. Primero se diseñan los dispositivos y posteriormente se contrasta el método propuesto con análisis dinámico no lineal según los requerimientos de la norma americana ASCE/SEI 7-16. Para la excitación sísmica se eligen dos grupos de siete registros representativos de la zona de emplazamiento, los cuales son escalados por ajuste

DOI: http://dx.doi.org/10.24133/riie.v25i4.1861

de amplitudes y ajuste espectral. En base a la consideración de varios parámetros de respuesta se muestra la eficiencia del procedimiento de diseño propuesto.

Palabras clave: Disipadores; Diseño por Desplazamientos; Refuerzo estructuras

1 Introducción

Un problema vigente en ingeniería sísmica es la vulnerabilidad de edificios existentes. Esta vulnerabilidad requiere de un refuerzo o rehabilitación estructural que permita a la estructura tener un desempeño adecuado, para lo cual existen diversos procedimientos. Tradicionalmente la incorporación de resistencia y rigidez se ha materializado mediante elementos de hormigón armado, acero, e incluso materiales compuestos. Estas metodologías, en general, son de aplicación compleja y resultan invasivas en lo funcional. Además, implican la paralización de actividades durante largos periodos, que en el caso de edificios esenciales genera problemas de logística importantes (Bay, *et al*., 2019). Otros métodos están basados en nuevas tecnologías, como los sistemas de aislamiento sísmico y los sistemas de disipación pasiva de energía, los cuales permiten dar solución al refuerzo estructural en menos tiempo que los sistemas convencionales, y también, concentran el daño en estos elementos "fusibles" para luego ser reemplazados (en caso de ser necesario) con posterioridad a un evento sísmico.

Estudios experimentales y varias aplicaciones estructurales (Soong y Dargush, 1997; Christopoulos y Filiatrault, 2007) han demostrado la efectividad de los sistemas de disipación de energía para mejorar el desempeño sísmico de edificios, alcanzando niveles de seguridad que no son fáciles de lograr en estructuras convencionales. Actualmente, se encuentran disponible una amplia variedad de dispositivos de disipación de energía para el control pasivo de las vibraciones, los cuales se clasifican según las características de amortiguamiento en: dependientes del desplazamiento (disipadores friccionales y disipadores histeréticos), dependientes de la velocidad (viscoelásticos y de fluido viscoso) y auto centrantes (con memoria de forma); de la disposición de las riostras que soportan los dispositivos, del tipo clásicos (diagonal simple, diagonal en cruz o chevron) o con amplificadores de desplazamientos geométricos (Symans , *et al*., 2008).

Dentro de la práctica actual, se pueden emplear distintas metodologías para el diseño de estructuras con sistemas de disipación: (i) método de diseño basado en fuerzas (combinado con la verificación del objetivo de desplazamiento requerido, Ponzo, *et al*., 2009); (ii) métodos basados en desplazamientos (donde el diseño comienza a partir de desplazamientos definidos, Kim y Choi, 2004; Bergami y Nutti, 2013; Mazza y Vulcano, 2015; Nuzzo, *et al*., 2019); y (iii) métodos basados en energía (poco difundidos en la práctica profesional).

Es importante destacar que, en las metodologías mencionadas existe una tendencia (ASCE 7, 2016; ASCE 41, 2017) a aceptar preferentemente el análisis dinámico no lineal (ADNL) en el diseño con sistemas de disipación. Como esta clase de análisis requiere un tiempo de cálculo muy alto, resulta necesario contar con métodos de diseño simples y de bajo costo computacional, que permitan estimar las propiedades del sistema de disipación.

En base a la consideración anterior, el objeto de este trabajo es desarrollar un método de diseño basado en desplazamientos, de bajo costo computacional, para el refuerzo de estructuras mediante la incorporación de sistemas histeréticos de disipación pasiva de energía.

En la sección siguiente los fundamentos teóricos de este método son descriptos en detalle. Luego, y para evaluar la efectividad y confiabilidad del mismo, un pórtico plano de hormigón armado (representativo de un edificio simétrico) se considera en la sección 3. Aquí se describe el edificio, y el diseño del sistema de disipación para su refuerzo, según la propuesta antes descripta. Se muestran, además, los parámetros de respuesta (desplazamientos, distorsiones, y corte basal) según un ADNL. Para realizar este análisis y establecer los criterios de aceptación se siguen las especificaciones de normas americanas (ASCE 7, 2016; ASCE 41, 2017), considerando acelerogramas escalados al espectro de diseño y al espectro máximo considerado con el procedimiento de ajuste espectral y ajuste por amplitudes. En la sección final de conclusiones se destacan las ventajas de diseñar el sistema de disipación con el método propuesto basado en desplazamientos para contrastar luego con un ADNL el desempeño requerido para la estructura reforzada.

2 Propuesta del método de diseño

2.1 Introducción

En esta sección se describe el procedimiento de diseño basado en desplazamiento para el refuerzo de estructuras mediante disipadores histeréticos. El método parte de las bases del diseño directo basado en desplazamientos (DDBD) propuesto por Priestley, *et al*. (2007). En el DDBD la estructura se caracteriza por la rigidez efectiva o secante al desplazamiento máximo, el cual se estima a partir del concepto de linealización equivalente y amortiguamiento viscoso equivalente.

La formulación considera una estructura primitiva o sistema original (SO) que requiere un refuerzo estructural para mejorar su desempeño. Este refuerzo estructural se materializa mediante un sistema de disipación (SD) histerético en este caso. Entonces, la estructura o sistema reforzado (SR) será el resultado de SO+SD.

El SO y SD trabajan en paralelo figura 1, entonces las rigideces y resistencias de ambos sistemas se suman para obtener las propiedades de la estructura reforzada (Lin, *et al*., 2003; Priestley, *et al*., 2007; Mazza y Vulcano, 2008; Ferraioli y Lavino, 2018; Nuzzo, *et al*., 2019). El amortiguamiento viscos equivalente (AVE) del SR se determina en función del AVE y del corte basal que aporta cada uno de los sistemas (Bay y Palazzo, 2019).

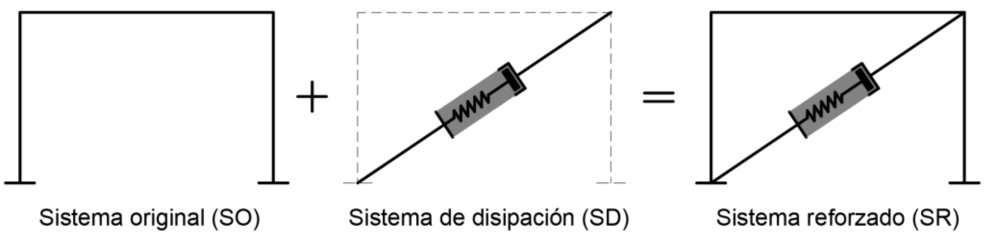


Figura 1. Representación del sistema en paralelo.

El procedimiento admite dos niveles de demanda sísmica, esto facilita la implementación de reglamentos actuales (ASCE 7, 2016; NCh 3411, 2017; ASCE 41, 2017). Generalmente estos niveles de demanda sísmica están asociados a un terremoto de diseño (TD), con probabilidad de ocurrencia cada 475 años y un terremoto máximo considerado (TMC), con probabilidad cada 975 años, tal como especifican las normas estadounidenses (ASCE 7, 2016; ASCE 41, 2017).

El método propuesto es de simple implementación y no requiere software de cálculo estructural, es por ello que resulta una herramienta de bajo costo que permite determinar las propiedades del sistema de disipación para realizar el ADNL requerido por los reglamentos actuales.

A continuación, se describen los pasos necesarios para implementar el método y luego una aplicación concreta que se contrastada con el ADNL.

2.2 Descripción del método propuesto

El método propuesto se presenta en el diagrama de flujos mostrado en la figura 2. El proceso se inicia con un paso preliminar, el cual consta de un AENL y definir el desplazamiento objetivo que tendrá la estructura. Luego se realizan 6 pasos para determinar las propiedades de los disipadores. Finalmente, el paso 7 permite verificar que el SO y el SD cumplan con otro nivel de intensidad sísmica.

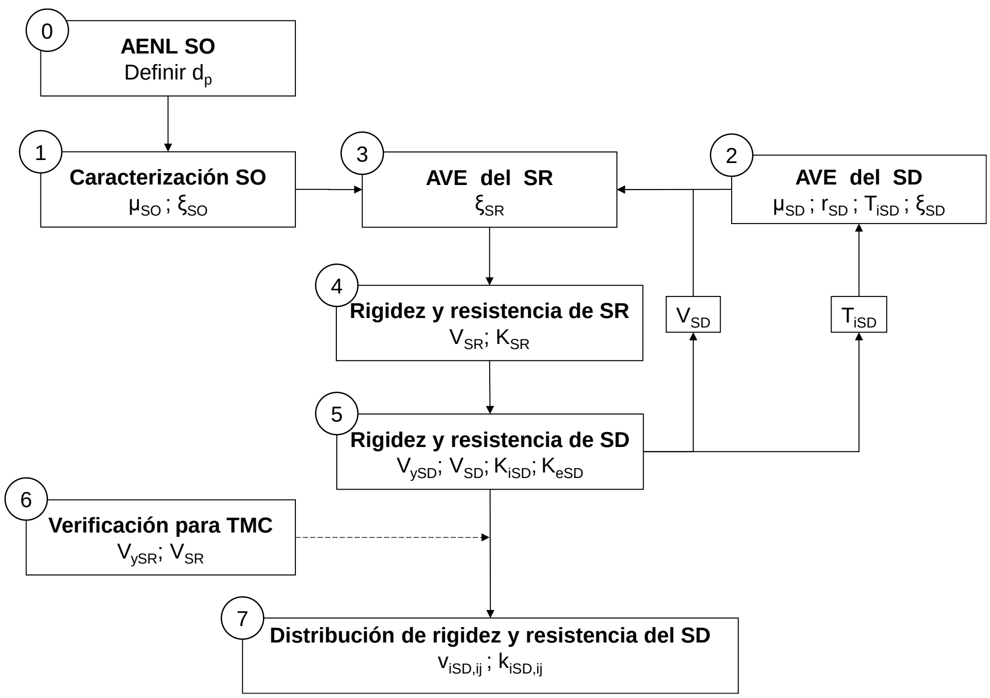


Figura 2. Diagrama de flujo del método propuesto.

Paso preliminar: Desempeño de la estructura existente

El primer paso consiste en evaluar el desempeño de la estructura original. Para ello, se realiza un análisis estático no lineal (AENL) con un patrón de cargas similar al primer modo de vibración. La estructura de varios grados de libertad se transforma en un sistema de un grado de libertad mediante el concepto de estructura equivalente o sustituta (Fajfar, 2000), donde el desplazamiento y el cortante basal son divididos por el factor de participación modal, Γ, para obtener las características del sistema de un grado de libertad equivalente (SUGLE).

Basado en el concepto del diseño por desplazamientos, (Priestley, *et al*., 2007) resulta necesario definir el desplazamiento objetivo del sistema. El cual representa el desempeño esperado de la estructura. Así, por ejemplo, se pueden seguir criterios globales (FEMA-356, 2000) o criterios locales, rotaciones plásticas, tal como establecen las actuales las normas de rehabilitación (ASCE 41, 2017).

Paso 1: Caracterización del sistema original

El SUGLE del SO se define mediante la curva elastoplástica del AENL definido en el punto anterior. El AVE del SO, ξ_{SO}, debido al comportamiento histerético, se determina con el sistema bilineal de la estructura equivalente, para el desplazamiento objetivo, d^*_P, aplicando la expresión (1), desarrollada recientemente en base a simulaciones numéricas de 88 pórticos de hormigón armado sometidos a distintas demandas sísmicas (Yan, *et al*., 2018). Donde, el parámetro μ_{SO} representa la ductilidad del sistema equivalente bilineal, obtenida como d^*_P / d^*_{ySO}.

$$\xi_{SO} = 0.05 + 0.43\left(1 - \frac{1}{\sqrt{\mu_{SO}}}\right) \quad (1)$$

Paso 2: Amortiguamiento viscoso equivalente en el sistema de disipación

El comportamiento del sistema de disipación se representa por un sistema bilineal. Para determinar el AVE del SD se utiliza el desarrollo de Liu (Liu, *et al*., 2014). Quien determinó relaciones de AVE para sistemas bilineales en base a estudios numéricos. La expresión (2) permite determinar el AVE del SD, ξ_{SD}, en función de la ductilidad adoptada del SD, μ_{SD}, el factor de endurecimiento posterior a la fluencia, r_{SD}, y el periodo inicial en el rango elástico, T^*_{iSD}. Esta última dependencia hace iterativo al método, pero de rápida convergencia.

$$\xi_{SD} = \xi_v + \frac{2(1 - r_{SD})(\mu_{SD} - 1)}{\pi\mu_{SD}[1 + r_{SD}(\mu_{SD} - 1)]} * \frac{1}{\left(0.7763 + 0.2886 T^*_{iSD}\right) + \frac{(0.5651 + 1.841\, T_{iSD})}{exp(r_{SD}\, \mu_{SD})}} \quad (2)$$

Por último, es importante destacar que mediante la expresión (2) se obtienen relaciones de AVE menores, pero más reales, que con la clásica expresión de Jacobsen (1960) utilizada por otros autores (Mazza y Vulcano, 2015; Nuzzo, *et al*., 2019).

Paso 3: Amortiguamiento viscoso equivalente del sistema reforzado

El AVE del sistema en paralelo, ξ_{SR}, se determina mediante el concepto de que las constantes de amortiguamiento de dos sistemas en paralelo se suman para

obtener el amortiguamiento elástico del sistema. Considerando que el desplazamiento final de ambos sistemas es el mismo se obtiene la expresión (3) que presenta el amortiguamiento del sistema completo y cuya deducción es objeto de otra investigación.

$$\xi_{SR} = \xi_v + \frac{\xi_{SO}\sqrt{V_{SO}^*} + \xi_{SD}\sqrt{V_{SD}^*}}{\sqrt{V_{SO}^* + V_{SD}^*}} \tag{3}$$

Donde ξ_v es el AVE en el rango elástico, 3% según reglamentos vigentes (ASCE 7, 2016; ASCE 41, 2017). ξ_{SO} y ξ_{SD} son los AVE del SO y SD definidos en los pasos 1 y 2 respectivamente. V^*_{SO} es la resistencia del SO definida en el paso preliminar y V^*_{SD} la resistencia del SD. En esta instancia V^*_{SD} es desconocido, por tanto, se debe adoptar un valor y luego iterar hasta el paso 5 para encontrar el corte basal del SD.

Paso 4: Rigidez y resistencia del sistema reforzado

Se reduce el espectro elástico por alto amortiguamiento en función de ξ_{SR}, en este caso se utiliza la expresión propuesta por Ramirez *et al*. (2001) que actualmente forma parte de las normas estadounidenses (ASCE 7, 2016; ASCE 41, 2017). Ingresando al espectro reducido con el desplazamiento objetivo d^*_P se obtiene el periodo efectivo al desplazamiento del SR, T_{eSR}. Entonces la rigidez efectiva o secante, K_{eSR}, se determina con la expresión de la dinámica clásica para sistemas de un grado de libertad, expresión (4). La resistencia del SR se obtiene con la expresión (5).

$$K_{eSR} = m_e\left(\frac{2\pi}{T_e}\right)^2 \tag{4}$$

$$V_{SR}^* = V_{SO}^* + V_{SD}^* \tag{5}$$

Paso 5: Rigidez y resistencia del sistema de disipación

La rigidez efectiva del sistema de disipación, K_{eSD}, se obtiene como K_{eSR} – K_{eSO}. La resistencia del SD a la plastificación se determina con la expresión (6). El desplazamiento a la plastificación del SD se obtiene como d^*_{Ysd} / μ_{SD}. Entonces resulta caracterizado el SUGLE del SD.

$$V_{ySD}^* = \frac{V_{SD}^*}{1 + r_{SD}(\mu_{SD} - 1)} \tag{6}$$

Se destaca que el AVE del SD depende de la resistencia del SR, el cual inicialmente es desconocido, por lo tanto, se debe realizar un proceso iterativo hasta lograr la convergencia entre las expresiones (3) y (6). Generalmente son necesarias 2 o 3 iteraciones para encontrar el valor del cortante del sistema de disipación.

Paso 6: Distribución de rigidez y resistencia

Determinadas las propiedades del SD, V^*_{SD}, K_{eSD} y μ_{SD}, se distribuyen entre los distintos niveles de la estructura, manteniendo la proporcionalidad con el primer modo de vibración de la estructura. La expresión (7) y (8) permiten obtener la fuerza, f_{iSDi}, y el cortante, v_{ySDi}, del SD en cada nivel. La expresión (9) determina la rigidez inicial del SD, k_{SDi}. Tanto la rigidez como la resistencia deben distribuirse entre los

disipadores de cada nivel y se deben afectar por la inclinación que presenten en la estructura.

$$f_{ySDi} = \frac{m_i\ \phi_i}{\sum_{j=1}^{n} m_n\ \phi_n} \times V_{ySD}^{*} \tag{7}$$

$$v_{ySDi} = \sum\nolimits_{k=1}^{n} f_{ySDk} \tag{8}$$

$$k_{SDi} = \frac{v_{ySDi}}{\left(\phi_i - \phi_{i-1}\right) d_{ySD}^{*}} \tag{9}$$

Paso 7: Verificación para otro nivel de demanda sísmica

En el caso de la disipación de energía los reglamentos establecen más de un nivel de demanda sísmica (ASCE 7, 2016). Para este nuevo nivel de demanda sísmica es necesario definir un desplazamiento objetivo. Entonces se determina las propiedades del SO, SD y SR para el nuevo desplazamiento. Resulta necesario entonces que la demanda de ductilidad del SD sea consistente con limites reglamentarios y tecnológicos.

De esta forma resulta un método de diseño de bajo costo computacional para determinar las características del SD y realizar los ADNL definidos en los reglamentos actuales (ASCE 7, 2016).

3 Caso de estudio: Edificio de 6 niveles

3.1 Presentación del edificio

El método de diseño se aplica en un edificio en altura de seis niveles en hormigón armado, destinado a oficinas y departamentos, construcción característica de la década del 70 en la ciudad de Mendoza, Argentina (figura 3). El edificio ha sido diseñado a cargas verticales dado que a la fecha de su concepción no se contaba con normativa sismorresistente vigente en la provincia.

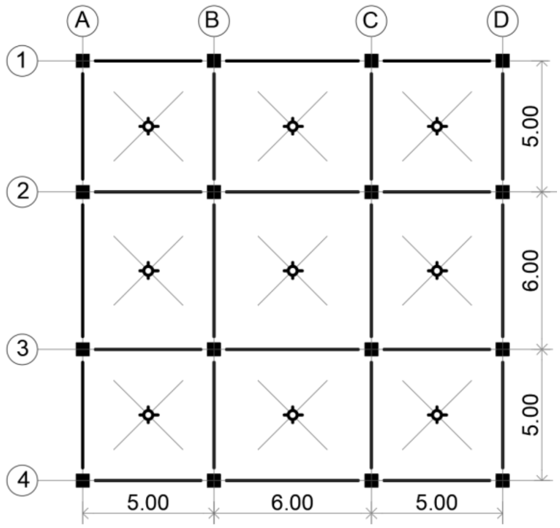


Figura 3. Esquema estructural en planta**.**

En la figura 3 se presenta el edificio en estudio, en planta tiene 16 m x 16 m de longitud y una altura total de 21.50 m hasta el sexto nivel. Está estructurado con cuatro pórticos en cada dirección vinculados por losas macizas de hormigón armado, todos los cerramientos son de ladrillo cerámico hueco. Se propone un refuerzo en los planos exteriores de fachada, por ello se analiza en el plano la linea estructural 1 idéntica a la línea 4.

En la figura 4 se presenta el pórtico estudiado en elevación y las secciones de hormigón y acero de refuerzo. Además del peso propio de la estructura se consideró una carga permanente (D) y sobrecarga por uso (L) que se indican en la figura 4. El peso total del edificio es de 12500 kN, con influencia sobre el pórtico analizado de 3135 kN. Para los materiales se consideró un hormigón con resistencia de 20 MPa y acero ADN420, típicos de Argentina.

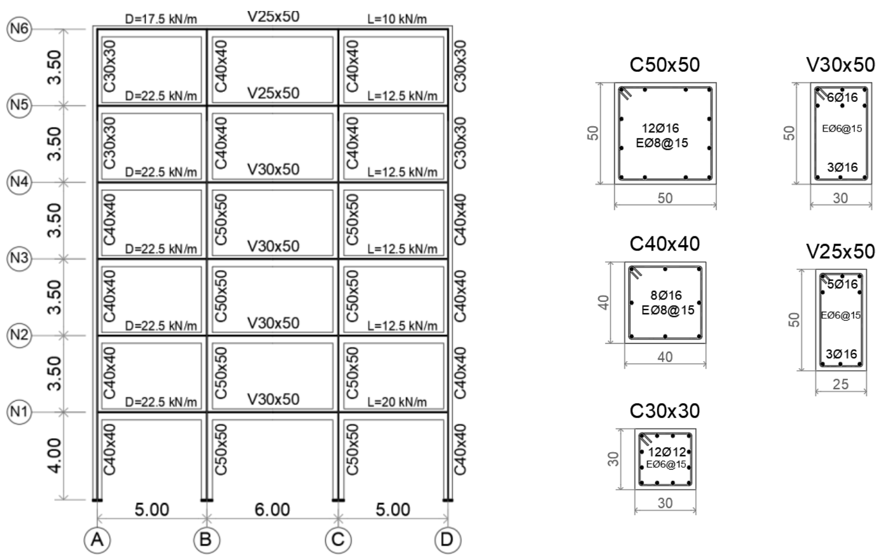


Figura 4. Elevación del pórtico analizado, cargas utilizadas y secciones de hormigón armado en zona de rotulas plásticas.

Un análisis lineal elástico arroja las propiedades dinámicas que se presentan en la tabla 1, se indica la distribución de masas, m_i, y rigideces, k_{iSO}, en los distintos niveles. De este análisis elástico y el periodo de vibración, T_n, resulta una estructura muy flexible, ya que debería tener un periodo cercano a 0.6 segundos (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013).

Una estimación de la fuerza sísmica que debería soportar la estructura según la reglamentación vigente (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013) resulta: (i) zona de muy elevada peligrosidad sísmica, (ii) espectro Tipo 2 (S_D), (iii) tipología estructural pórtico de hormigón armado, R = 7 y C_d = 5.5, y (iv) factor de uso igual a 1. El coeficiente sísmico resulta de 0.098 y el corte basal 309.00 kN. El análisis estático arroja un desplazamiento máximo en la cima de 28 cm y una distorsión de 1.64 % en el segundo nivel, sin embargo, el reglamento establece una distorsión límite de 1.5% (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013). Además, esta distorsión supone deformación última en compresión de las columnas superiores al 0.4%, lo cual requiere agregar confinamiento para cumplir con los requerimientos normativos (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013).

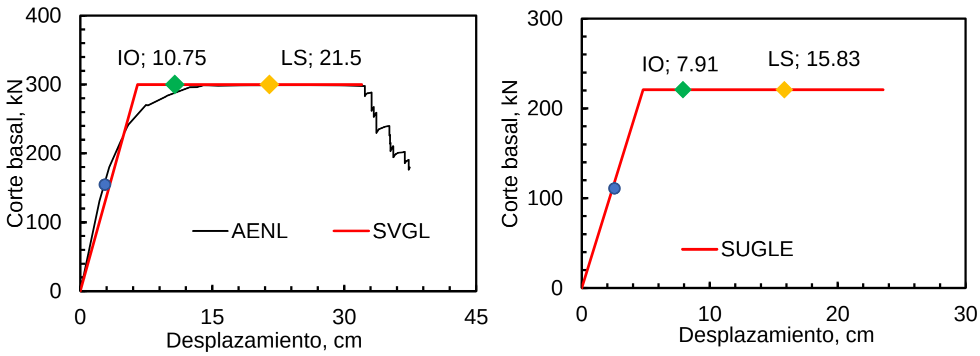
Tabla 1. Propiedades dinámicas de la estructura original.

Nivel	Modo de vibración			Masa	Rigidez
	Primero	Segundo	Tercero	m_i, tons	k_{iSO}, kN/cm
6	1.000	1.000	1.000	41.14	102.83
5	0.916	0.419	-0.493	52.83	127.17
4	0.747	-0.395	-0.986	54.26	184.39
3	0.578	-0.744	-0.151	56.74	201.83
2	0.386	-0.756	0.808	56.74	215.36
1	0.181	-0.442	0.836	60.42	258.46
Periodo, T_n	1.120	0.404	0.224		
masa efectiva	81.9%	11.2%	4.1%		

Para evaluar la capacidad de la estructura se efectúa un AENL siguiendo los lineamientos del ASCE 41 (2017), dada la ausencia de norma nacional al respecto. La simulación computacional se realizó en software comercial (ETABS, 2015), se utilizaron elementos de barras elásticas con rigidez degradada para vigas y columnas. En los extremos de barras se definieron rotulas plásticas de flexión para vigas, y de flexión y axial para columnas con posibilidad de falla por corte debido a la ausencia de armadura transversal (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013). En el instante inicial se aplicó la carga vertical y luego un peine proporcional al primer modo de vibración de la estructura, se consideró no linealidad geométrica de la estructura.

La curva fuerza-desplazamiento se muestra en la figura 5, con línea negra la respuesta del software y con rojo la representación elastoplástica, también se indica la aparición de la primera rotula plástica (punto azul) y los niveles de desempeño de ocupación inmediata (IO) y seguridad de vida (LS), (ASCE 41, 2017).

La resistencia a la primera rotula, punto azul, 150 kN, resulta ser la mitad de la demanda 309 kN obtenido mediante el método estático. En términos de desplazamientos la demanda, 28 cm, es superior al estado LS, el cual representa la demanda del reglamento nacional en forma implícita.



(a) Sistema de varios GL (b) Sistema equivalente de un GL

Figura 5. AENL del pórtico analizado.

Entonces la estructura carece de la resistencia y rigidez necesaria para las demandas sísmicas actuales, por ello se decide reforzar la estructura para mejorar el desempeño estructural. Mediante la incorporación de resistencia y rigidez se logrará aumentar la seguridad y disminuir los daños de elementos estructurales y no estructurales ante el sismo de diseño. Cabe mencionar también, que el reglamento indica que si las distorsiones son inferiores al 0.5% no resulta necesario incrementar la armadura de confinamiento (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013).

Una alternativa para el refuerzo de la estructura sería utilizar un incremento de secciones de hormigón armado en columnas principalmente, el cual demandaría importantes tiempos de ejecución, además de la complejidad que ello conlleva. Otra alternativa, es adicionar un sistema de disipación de energía que proporcione resistencia y rigidez a la estructura. Este sistema reducirá las deformaciones mejorando el desempeño y podrá ser implementado rápidamente. Para este caso se propone un sistema histerético tipo barras de pandeo restringido (BPR), el cual se diseña con el método propuesto en la sección 2.

3.2 Diseño del sistema de disipación

Como paso preliminar es necesario establecer los objetivos del diseño, para lo cual se establece una distorsión máxima global de 0.5% para el TD, que representa 11.20 cm de desplazamiento en la cima. Esto con el objetivo de mejorar el desempeño estructural y evitar el recrecimiento de columnas. De la tabla 1 se observa que la máxima distorsión para la forma del primer modo se tiene en el nivel 2, entonces, la distorsión de 0.5% representa una distorsión en dicho nivel de 0.65%. Además, se establece un nivel de TMC para el diseño de los disipadores, cuya distorsión máxima admitida es del 1%. En la figura 6 se presenta el arreglo de disipadores utilizados para el diseño.

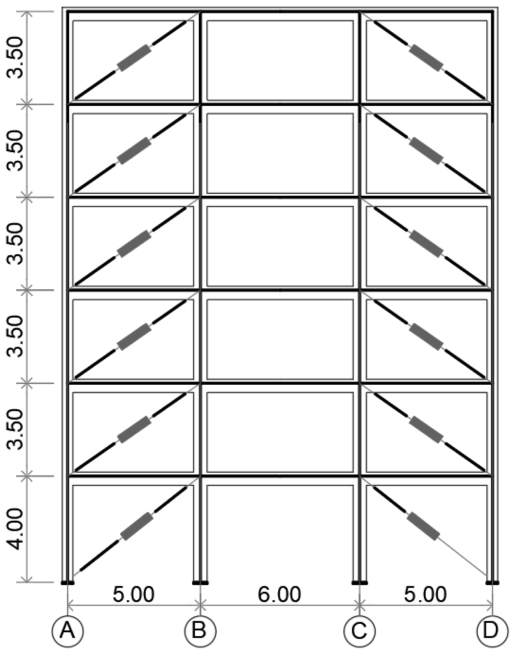


Figura 6. Línea estructural analizada y disposición de las BPR.

Para el sistema de disipación se utilizan BPR de acero F36 (Tensión de fluencia, F_y = 237 MPa, Módulo de elasticidad, E_s = 200000 MPa y factor de endurecimiento posterior a la fluencia, r = 0.05) con capacidad de ductilidad máxima de 10 para TD y 20 para TMC. Se define como espectro objetivo para TD al correspondiente a zona 4 y suelo S_D del reglamento nacional (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013). El TMC se obtiene como 1.5 TD siguiendo los lineamientos del reglamento estadounidense (ASCE 7, 2016).

Paso 1: Caracterización del sistema original

A partir del AENL mostrado en la figura 5(a), la estructura se transforma en un SUGLE (Fajfar, 2000), con factor de participación modal, Γ = 1.36 y masa efectiva, m_e = 192.22 tons respectivamente. En la figura 5(b) se presenta la curva bilineal del SUGLE. En términos de desplazamientos resulta d^*_P = 8.24 cm y d^*_P = 16.48 cm para TD y TMC respectivamente. Con la aplicación de la expresión (1) resulta un ξ_{SO} = 7.55% para TD y ξ_{SO} = 12.77% para TMC. La resistencia del SUGLE resulta, V^*_{SO} = 220.83 kN para TD y una rigidez efectiva secante K_{eSO} =26.79 kN/cm, obtenida como V^*_{SO} / d^*_P.

Paso 2: Amortiguamiento viscoso equivalente en el sistema de disipación

Para el sistema de disipación adoptado se define μ_{SD} = 10 para TD y r_{SD} = 0.05 en base a sugerencias de la bibliografía (Mazza y Vulcano, 2015; Nuzzo, *et al*., 2019). Considerando un comportamiento bilineal se determina el AVE mediante la expresión (2), ξ_{SD} = 27.48% para TD. El valor de T_{iSD} = 0.39 s se obtiene por iteración previa adopción de un sistema de AVE estimado.

Paso 3: Amortiguamiento viscoso equivalente del sistema reforzado

El AVE del sistema reforzado se determina mediante la expresión (3). Si bien se desconoce el corte basal del sistema de disipación, luego de tres iteraciones hasta el paso 6 se obtiene que V^*_{SD} = 590 kN. Entonces resulta ξ_{SR} = 30.1% para el TD, las demás variables intervinientes en la expresión fueron determinadas en los puntos anteriores. Se adopta un amortiguamiento viscoso elástico ξ_v = 3 % (ASCE 7, 2016).

Paso 4: Rigidez y resistencia del sistema reforzado

La resistencia del SR se obtiene como la suma de resistencias del SD y del SO, entonces resulta V^*_{SR} = 810.9 kN. Para la rigidez efectiva se utiliza la expresión (4) y resulta K_{eSR} = 98.4 kN/cm. De esta forma quedan caracterizados los sistemas equivalentes de un GL del SO, SD y SR.

Paso 5: Rigidez y resistencia del sistema de disipación

La rigidez y resistencia del SD se determinan como la diferencia entre el SR y el SO, K_{eSD} = 71.6 kN/cm y V^*_{SD} = 590 kN. Además, con la expresión (6) se obtiene la resistencia al punto de fluencia, V^*_{ySD} = 406.9 kN. En la figura 7(a) se presenta el desempeño del SUGLE para el TD.

Paso 6: Distribución de rigidez y resistencia

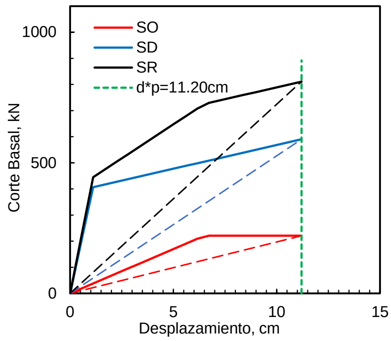
Con las propiedades determinadas en el punto anterior y el arreglo de disipadores de la figura 6 se obtiene la resistencia, expresión (8) y la rigidez, expresión (9), de cada dispositivo. En la tabla 2 se presenta el resumen de resultados obtenidos.

Tabla 2. Propiedades de los dispositivos del sistema de disipación.

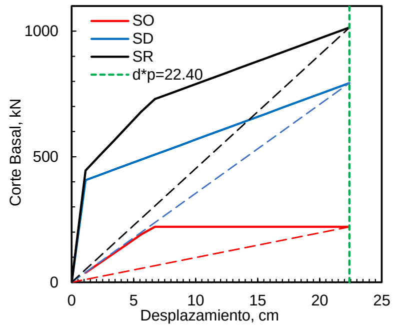
Nivel	n_{SDi}	$v_{ySD,i,j}$ kN	$k_{SD,i,j}$ kN/cm	r_{SD}
6	2	71.6	819.34	0.05
5	2	155.0	1013.25	0.05
4	2	224.7	1469.19	0.05
3	2	281.1	1608.12	0.05
2	2	318.6	1715.93	0.05
1	2	354.0	2266.59	0.05

Paso 7: Verificación para otro nivel de demanda sísmica

Definidas las propiedades del SUGLE del SO, SD y SR se alcanza un AVE de 34.9% para TMC, que representa una demanda de resistencia de V^*_{SR} = 804.1 kN, esto resulta inferior a los 1014 kN del SR. Por ello, la limitante en el diseño es la condición de TD en este caso. En la figura 7 se presenta la curva fuerza-desplazamiento para el escenario TD y TMC. Vale destacar que la diferencia entre 1014 kN, resistencia del SR para TMC, y 810.9 kN, resistencia del SR para el TD, se debe al incremento de la resistencia dado por el factor r, al incrementar el desplazamiento. En la figura 7(b) se presenta el desempeño del SUGLE para el TMC. En las figuras se indica con línea llena el comportamiento simplificado del SUGLE y en línea de trazos la rigidez efectiva secante al desplazamiento máximo para cada sistema.



(a) Desempeño para TD.



(b) Desempeño para TMC.

Figura 7. Curvas fuerza desplazamiento simplificadas para SVGL.

De esta forma quedan definidas las propiedades del SD para el refuerzo de la estructura existente. Cabe mencionar que de un análisis lineal elástico se observa que el periodo se reduce de 1.12 segundos a 0.46 segundos por la incorporación del SD, ello representa un incremento de la rigidez elástica de casi 6 veces. A continuación, y para evaluar la confiabilidad del método de diseño propuesto, se realiza un ADNL.

3.3 Contrastación con análisis dinámico no lineal

Para evaluar la eficiencia y confiabilidad del método de diseño propuesto se somete a la estructura reforzada a un análisis dinámico no lineal. Para la simulación se utiliza un modelo de plasticidad concentrada mediante fibras. En el hormigón se utiliza un modelo de Mander (resistencia característica a compresión, f'_c = 20 MPa; y módulo de elasticidad, E_c = 21090 MPa) y en el acero de refuerzo un modelo bilineal simplificado (F_y = 420 MPa; E_s = 200000 MPa; r = 0.05), para las BPR se utiliza un modelo simplificado bilineal sin degradación de rigidez con r = 0.05, los extremos se consideran articulados a la estructura de hormigón.

En el rango elástico se considera un amortiguamiento de Rayleigh proporcional a la rigidez secante de 0.0035, que aporta un amortiguamiento del primer modo del 1%, valor que representa la disipación de energía por calor en la estructura y permite estabilidad en los cálculos numéricos (Priestley y Grant, 2005).

En el sitio donde se sitúa el edificio se pueden presentar terremotos corticales superficiales, con fallas diversas. Considerando que no se cuenta con mapas de fallas, ni con registros con aceleraciones mayores a 0.52g, se seleccionaron registros de la base de datos del FEMA P695 (2009) que cumplen con una magnitud superior a 6, PGA mayor a 0.30 g y PGV mayor a 30 cm/s. En la tabla 3 y tabla 4 se presentan los dos grupos seleccionados, uno de falla lejana (FL) y otro de falla cercana no impulsivos (FC), ambos grupos de registros son escalados por amplitud (AA) y por ajuste espectral (AE). Resultando 4 grupos de 7 registros cada uno, todos cumpliendo los requerimientos del capítulo 18 del el ASCE-7 (2016).

Tabla 3. Registros seleccionados FL (FEMA-P695, 2009).

ID No.	M	Año	Nombre	Estación	Clasif. Sitio Tipo	Clasif. Sitio V_{S30}	Dist Epic	Tipo Falla	PGA g	PGV cm/s
L1	6.7	1994	Northridge	Beverly Hills - Mulhol	D	356	13.3	Thrust	0.52	63
L2	6.7	1994	Northridge	Canyon Country WLC	D	309	26.5	Thrust	0.48	45
L18	7.0	1992	Cape Mendocino	Rio Dell Overoass	D	312	22.7	Thrust	0.55	44
L19	7.6	1999	Chi-Chi Taiwan	CHY 101	D	259	32.0	Thrust	0.44	115
L20	7.6	1999	Chi-Chi Taiwan	TCU 045	C	705	77.5	Thrust	0.51	39
L21	6.6	1971	San Fernando	LA-Hollywood Stor	D	316	39.5	Thrust	0.21	19
L22	6.5	1976	Friuli, Italy	Tolmezzo	C	425	20.2	Thrust	0.35	31

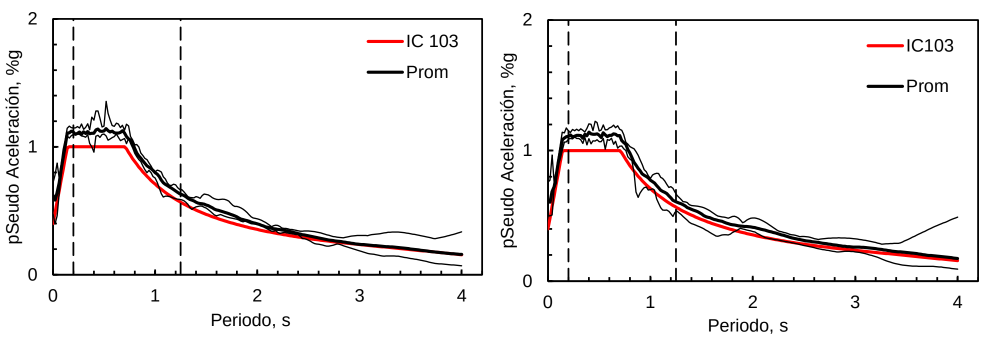
Tabla 4. Registros seleccionados FC (FEMA-P695, 2009).

ID No.	M	Año	Nombre	Estación	Clasif. Sitio Tipo	Clasif. Sitio V_{S30}	Dist Epic	Tipo Falla	PGA g	PGV cm/s
C15	6.8	1984	Gazli, USSR	Karakyr	D	660	12.8	Thrust	0.71	71
C19	6.8	1979	Nahanni, Canada	Site 2	C	660	6.5	Thrust	0.45	35
C22	7.0	1992	Cape Mendocino	Cape Mendocino	C	514	10.4	Thrust	1.43	120
C23	6.7	1994	Northridge-01	LA-Sepulveda VA	C	380	8.5	Thrust	0.73	70
C24	6.7	1994	Northridge-01	Northridge - Saticoy	D	281	3.4	Thrust	0.42	53
C26	7.6	1999	Chi-Chi Taiwan	TCU067	C	434	6.5	Thrust	0.56	92
C27	7.6	1999	Chi-Chi Taiwan	TCU084	C	553	8.9	Thrust	1.16	115

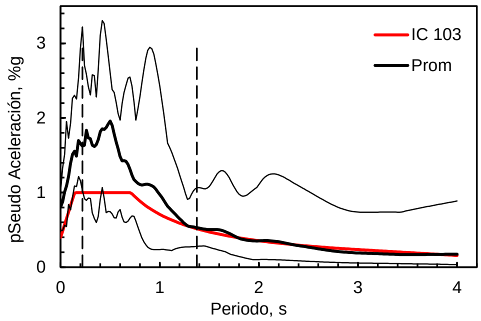
La demanda sísmica se define para dos niveles de intensidades, TD y TMC. Se seleccionan dos grupos de siete registros compatibles con la zona de emplazamiento, uno denominado falla lejana (FL) y otro llamado de falla cercana (FC).

Los registros son escalados por ajuste espectral (AE) y por ajuste de ordenadas de amplitud (AA) al espectro objetivo. Para el AE se utiliza el algoritmo RSPMatch (Abrahamson, 1992) con tolerancias entre el 10% y 15% en dos pasadas. Para el AA se seleccionan los coeficientes de modificación de amplitudes de forma de afectar lo menos posible a los acelerogramas originales, esto para evitar la incursión en grandes no linealidades de la estructura.

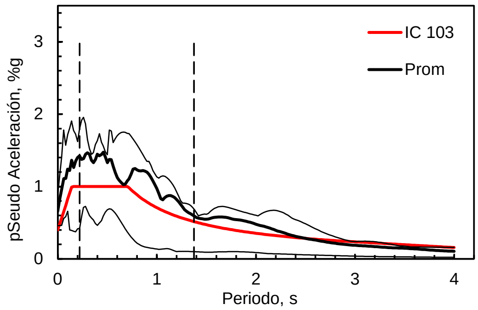
En la figura 8 se presentan los espectros de los registros escalados al TD. Con línea de trazos se indica el rango de escalamiento (ASCE 7, 2016) y con línea fina negra los máximos y mínimos de los siete registros de cada grupo, también se indica el promedio del grupo y el espectro de diseño objetivo (INPRES-CIRSOC 103-I, 2013). Se observa la variabilidad en los espectros según el método de escalamiento utilizado.



(a) Registros FL - AE (b) Registros FC – AE



(c) Registros FL - AA



(d) Registros FC – AA

Figura 8. Espectros de registros utilizados en el ADNL para TD. En línea negra fina se indica el máximo y mínimo, con línea de trazos los límites de escalamiento.

De esta forma se tienen dos modelos, SO y SR, dos grupos de registros, FL y FC, dos métodos de escalado, AA y AE, y dos niveles de demanda sísmica, TD y TMC. En total resultan 112 simulaciones. A continuación, se presentan los resultados del ADNL.

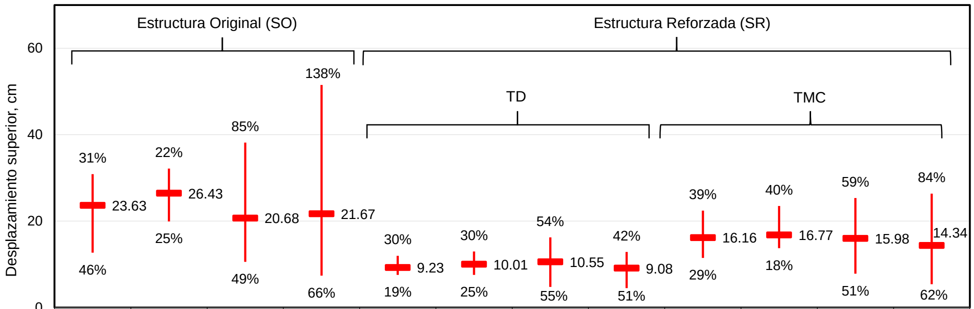
3.4 Resultados del análisis dinámico no lineal

La respuesta se obtiene aplicando integración directa, a través del método Hilber-Hughes-Taylor (con α = -0,1, β = 0,3025, y γ = 0,60). El tiempo de solución para cada simulación fue de entre 10 minutos y 3 horas dependiendo de la no linealidad del modelo, principalmente. Es importante destacar que para todos los registros hubo convergencia.

Además de contrastar el método propuesto se compara la respuesta entre los métodos de escalamiento AA y AE y también entre los dos grupos de registros, FL y FC. Para la dispersión de valores se utiliza el coeficiente de variación, C_V, calculado como la relación entre la desviación estándar y el promedio o media aritmética.

Respuesta en desplazamientos

En esta sección se analizan los desplazamientos máximos en el techo de la estructura. Para ello, en la figura 9 se presentan los promedios, máximos y mínimos de los siete registros para cada grupo FL, FC, AA y AE del SO y SR. Los porcentajes se refieren a los máximos o mínimos respecto del promedio.



	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC
Máx	30.87	32.15	38.17	51.51	11.96	12.97	16.21	12.85	22.41	23.48	25.35	26.35
Mín	12.68	19.90	10.56	7.36	7.52	7.55	4.75	4.47	11.46	13.71	7.80	5.39
Prom	23.63	26.43	20.68	21.67	9.23	10.01	10.55	9.08	16.16	16.77	15.98	14.34

Figura 9. Desplazamientos máximos (promedios, máximos y mínimos) para estructuras SO y SR sometidas a TD y TMC por AA y AE. Unidades en cm.

Para el SO se obtiene un desplazamiento máximo promedio entre 20.68 cm y 26.43 cm, menor al desplazamiento máximo obtenido mediante AENL (figura 5). Para el SR se obtiene un desplazamiento máximo promedio de entre 9.08 cm y 10.55 cm, próximos al previsto en el diseño para TD (0.5% x 21.50 = 10.75 cm). Y para TMC se obtiene un desplazamiento promedio entre 22.41 cm y 26.35 cm, similar al previsto de 22.40 cm. Es importante destacar que en el SR la relación aproximada de desplazamientos máximos promedios entre TMC y TD es de 1.5, similar a la relación entre espectros TMC y TD.

Respecto de la incidencia en los resultados de la cercanía a la falla, grupos FL y FC, no se observan incidencia de este parámetro. Para ajuste espectral los registros de FC muestran mayores desplazamientos, para SO la diferencia es del 12% y para SR del 8% y 3% para TD y TMC respectivamente.

Para evaluar la incidencia de los métodos de escalamiento se utiliza el C_V presentado en la figura 10. En primera instancia se observa una dispersión mayor para registros AA respecto de los AE. La dispersión se incrementa conforme aumenta la incursión en el rango no lineal de la estructura. Es importante recordar que el escalamiento por AA es para un rango de periodos acotados, y en caso de no linealidad importantes la estructura seguramente se encuentre fuera de ese rango. Esto no ocurre para registros AE ya que el rango de escalamiento es más amplio.

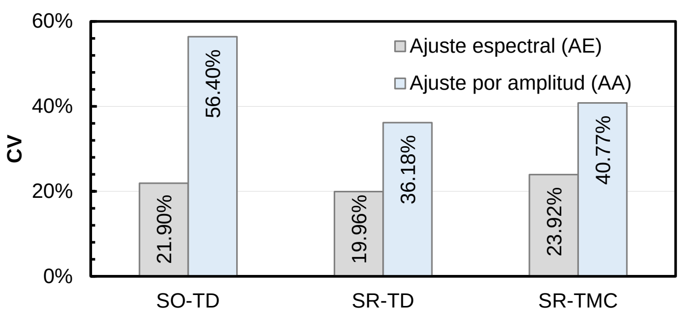
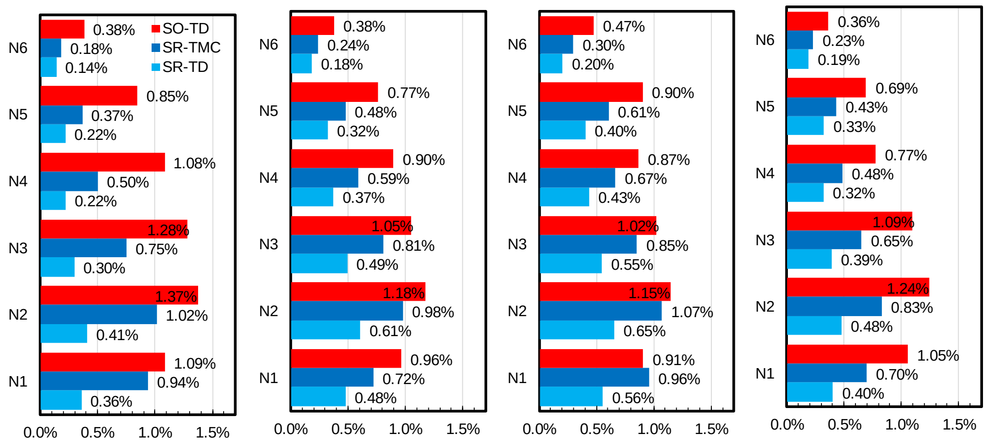


Figura 10. Coeficiente de variación de desplazamientos máximos entre AA y AE.

Respuesta en distorsiones

La evaluación de las distorsiones permite conocer el daño en la estructura, de hecho, las normativas basadas en desempeño utilizan este parámetro como una de las variables fundamentales en los criterios de aceptación según el nivel de desempeño esperado (ASCE 41, 2017).

En la figura 11 se presentan las distorsiones máximas promedio en los distintos niveles de la estructura para los grupos de registros seleccionados, para el sistema original y el sistema reforzado. En términos cualitativos se observa que el SR mantiene la forma de distorsiones del SO, con lo cual se cumple una de las hipótesis del método. Además, el SR reduce las distorsiones a 0.54% para TD y 0.97% para TMC, valores inferiores a los supuestos en el diseño. Respecto del escalamiento o características de cercanía a la falla no se observa ningún patrón a destacar.



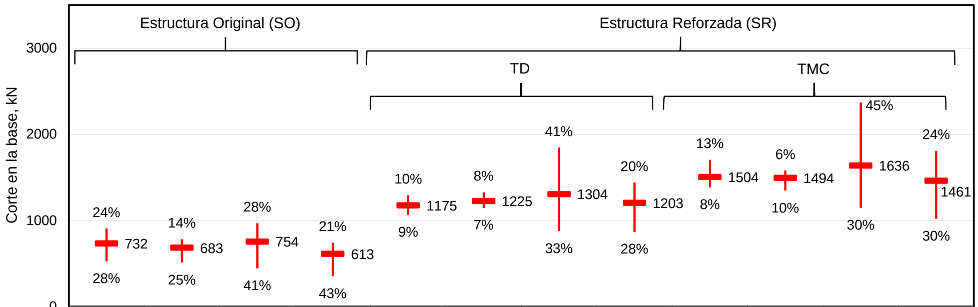
(a) FL AE (b) FC AE (c) FL AA (d) FC AA

Figura 11. Distorsiones promedio de cada grupo de registros para FL y FC escalados por AA y AE.

Respuesta en corte basal

En esta sección se analizan los esfuerzos de corte en la base. En la figura 12 se presentan los promedios, máximos y mínimos de los siete registros para cada grupo FL, FC, AA y AE del SO y SR.

Para el SR se obtienen cortes entre 1175 kN y 1304 kN para TD contra los 1102 kN previstos en el diseño, y entre 1461kN y 1636 kN para TMC contra los 1378 kN previstos en el diseño. Las diferencias no superan el 15% para el TD y el 20% para el TMC, las cuales pueden estar asociadas a que el AENL se realizó con un peine proporcional al primer modo, el cual arroja valores de esfuerzos de corte menores que otros peines (p.e. constante o proporcional a las masas).



	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC	AE-FL	AE-FC	AA-FL	AA-FC
Máx	907.07	781.43	966.87	740.50	1290.81	1326.53	1845.52	1439.63	1703.44	1578.97	2368.24	1807.16
Mín	524.44	510.31	442.19	351.48	1063.66	1145.22	876.62	866.75	1383.88	1346.66	1146.24	1019.41
Prom	731.80	682.84	754.26	612.50	1174.58	1225.12	1304.40	1203.23	1503.76	1494.38	1636.23	1461.25

Figura 12. Corte en la base (promedios, máximos y mínimos) para estructuras SO y SR sometidas a TD y TMC por AA y AE. Unidades en kN.

En la figura 13 se presenta el C_V para mostrar la dispersión en términos de corte basal entre registros AA y AE. Se mantiene lo mostrado en desplazamientos figura 10, sin embargo, las dispersiones son notablemente menores por la plastificación de la estructura.

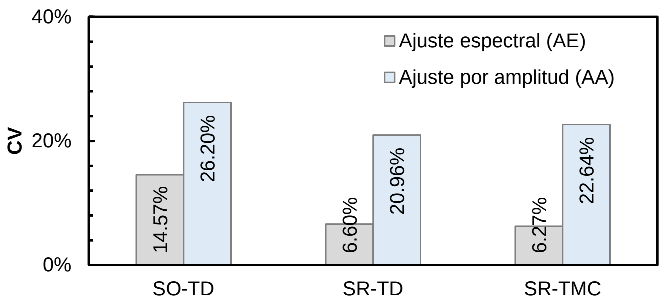


Figura 13. Coeficiente de variación de corte basal máximos entre AA y AE.

Respuesta del sistema de disipación

El desempeño del sistema de disipación se evalúa con la demanda de ductilidad en el instante de máximo desplazamiento para TD y TMC. Esta ductilidad es obtenida como la relación entre el desplazamiento máximo que experimenta el dispositivo y el desplazamiento de fluencia. En la figura 14 se presentan los promedios de las máximas demandas para cada grupo de registros según el escalamiento. Se observa que para TD la demanda máxima promedio para AE es de 8.37 y para AA de 9.57, en el diseño se supuso 10. Para el TMC se obtiene un máximo de 16.61 para AE y 16.53 para AA respecto del valor 20 previsto en el diseño. Por lo tanto, las demandas previstas en el diseño no han sido superadas en el ADNL.

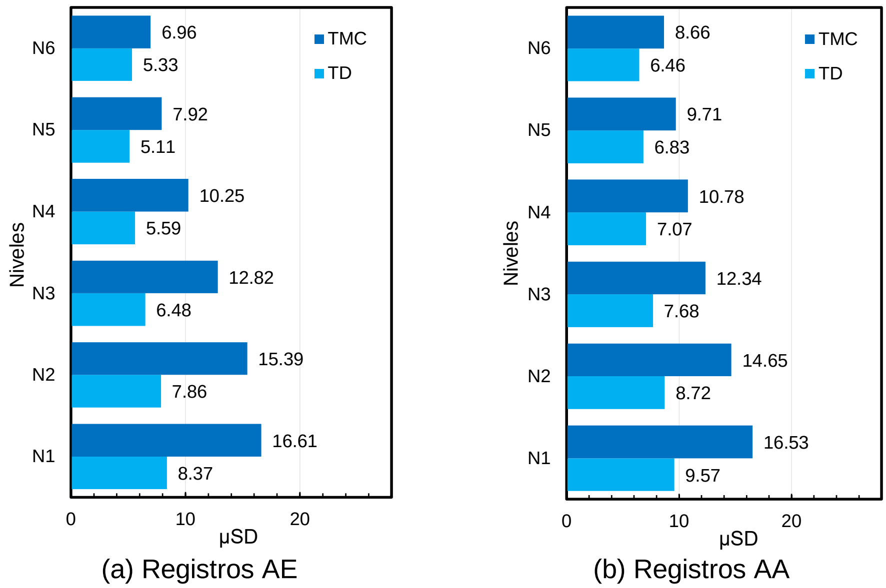


Figura 14. Demandas de ductilidad del SD promedios para registros TD y TMC.

Es importante destacar que para mejorar la uniformidad en altura del daño potencial se podrían eliminar BPR de los últimos niveles y aumentar la capacidad de los niveles inferiores. Sin embargo, esto escapa los alcances del método propuesto en este trabajo.

Analizados los resultados del ADNL se confirma la confiabilidad del método de diseño propuesto en este edificio. La respuesta del SO, cuando se incorpora el SD, cumple los requerimientos de diseño (distorsión inferior al 0.65%) y el SD no supera las demandas de ductilidades (para TD menor a 10 y para TMC inferiores a 20).

4 Conclusiones

En este trabajo se presentó un método de diseño simple para el refuerzo de estructuras con disipadores histeréticos. El método se basa en los criterios del diseño por desplazamiento y permite considerar dos niveles de demanda sísmica. Parte de un análisis estático no lineal para caracterizar la estructura existente, y luego, mediante el concepto de amortiguamiento viscoso equivalente de sistemas en paralelo determina la cantidad de resistencia y rigidez a incorporar según el desplazamiento objetivo. Las propiedades del sistema de disipación se distribuyen entre los dispositivos de los distintos niveles, manteniendo la forma de vibrar del primer modo de la estructura original.

Se ha logrado desarrollar un método de muy simple aplicación para el diseño de un sistema de disipación, resultando una herramienta útil para estimar las propiedades de ese sistema y realizar en forma más eficiente los ADNL requeridos para verificar la respuesta de la estructura reforzada.

La confiabilidad del método propuesto ha sido mostrada mediante la aplicación del mismo al refuerzo de un edificio de hormigón armado de 6 niveles. El edificio se sometió a 4 grupos de 7 registros sísmicos. Encontrando que la diferencia entre el

desplazamiento propuesto en el diseño y el obtenido del ADNL no superó el 10%; mientras que las demandas de ductilidad del ADNL resultaron inferiores a las supuestas en el diseño. Por lo tanto, se ha conseguido un método de diseño del sistema de disipación para reforzar estructuras que cumple con los objetivos propuestos.

Agradecimientos

Los autores agradecen a la Universidad Tecnológica Nacional, Mendoza, Argentina, por el financiamiento económico para esta investigación, a través de los proyectos ECIFNME0004491 y ECUTNSR 6616. También se agradece al soporte económico de la UTN, en especial al Programa de Becas Doctorales.

REFERENCIAS

1. Christopoulos, C. y Filiatrault, A., (2007). *Principles of passive supplemental damping and seismic isolation*. Primera ed. Pavia, Italy: IUSS. Press, Istituto Universitario di Studi Superiori di Pavia.

2. Priestley, M., Kowalsky, M. y Calvi, M., (2007). *Displacement based seismic design of structure*. Pavia, Italia(Pavia): IUSS Press.

3. Soong, T. y Dargush, G. F., (1997). *Passive energy dissipation systems in structural engineering*. Chichester, U.K.: John Wiley y Sons.

4. Abrahamson, N., (1992). “Non-stationary spectral matching”. Seismological *Research Letters*, 63(1), p. 30.

5. ASCE 41, (2017). “Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings, USA”: *American Society of Civil Engineers*.

6. ASCE 7, (2016). “Minimum design loads for buildings and other structures”, *Reston, Virginia, EEUU: American Society of Civil Engineers*.

7. Bay, C. y Palazzo, G., (2019). “Amortiguamiento Viscoso Equivalente en el Diseño Basado en Desplazamientos”. *Revista Tecnología Y Ciencia*, Volumen 36, pp. 115-129.

8. Bay, C., Palazzo, G. y Prados, J., (2019). “Diseño basado en desplazamiento para disipadores de energía empleado en refuerzo de edificios escolares”. *Mecánica Computacional XXXVII*, pp. 129-138.

9. Bergami, A. y Nutti, C., (2013). “Design of dissipative braces for an existing strategic building with a pushover based procedure”. Earthquakes and Structures, Vol. 4, No. 1 (2013) 85-108

10. Bertero, V., (2002). “Innovative approaches to earthquake engineering”. *In. Italy, WIT Press. University of Catania.*

11. ETABS, (2015). “Integrated Building Design Software Version 18”. *Computers and Structures CSI*.

12. Fajfar, P., (2000). “A nonlinear analysis method for performance based seismic design”. *Earthquake Spectra*, p. 16(3):573–592.

13. FEMA-356, (2000). “Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings”, *Washington: Federal Emergency Management Agency Publication.*

14. FEMA-P695, (2009). “Quantification of building seismic performance factors, Washington”: *Federal Emergency Management Agency Publication*.

15. Ferraioli, M. y Lavino, A., (2018). “A Displacement-Based Design Method for Seismic Retrofit of RC Buildings Using Dissipative Braces”. *Mathematical Problems in Engineering*, pp. Article ID 5364564, 28 pages, 2018.

16. INPRES-CIRSOC 103-I, (2013). “Reglamento argentino para construcciones sismorresistente. Construcciones en general”. *Instituto Nacional de Tecnología Industrial.* Bs. As.: INTI.

17. Kim, J. y Choi, H., (2004). “Behavior and design of structures with buckling-restrained braces”. *Eng. Struct*., pp. 26(6): 693-706.

18. Lin, Y., Tsai, M., Hwang, J. y Chang, K., (2003). “Direct displacement-based design for building with passive energy dissipation systems”.. *Eng. Struct*., pp. 251, 25-37.

19. Liu, T., Zordan, T., Briseghella, B. y Zhang, Q., (2014). "An improved equivalent linear model of seismic isolation system with bilinear behavior". *Engineering Structures*, pp. 61, 113-126.

20. Mazza , F. y Vulcano, F., (2015). “Displacement-based design procedure of damped braces for the seismic retrofitting of r.c. framed buildings. *Bulletin Earthquake Engineering*, p. (13):2121–2143.

21. Mazza, F. y Vulcano, A., (2008). “Displacement-based seismic design procedure for framed buildings with dissipative braces. (a) Part I: Theoretical formulation; (b) Part II: Numerical results”. *USA, American Institute of Physics conference proceedings, p. Part Two.*

22. NCh 3411, (2017). “Diseño sismico de edificios con sistemas pasivos de disipación de energía - Requisitos y métodos de ensayo.” *Instituto Nacional de Normalización de Chile*.

23. Nuzzo, I., Losanno, D. y Caterino, N., (2019). “Seismic design and retrofit of frame structures with hysteretic dampers: a simplified displacement based procedure”. *Bulletin of Earthquake Engineering*, Volumen 17, p. 2787–2819.

24. Ponzo, F.C.; Dolce, M; Vigoriti, G.; Arleo, G.; Di Cesare, A.; (2009). “Progettazione di controventi dissipativi a comportamento dipendente dagli spostamenti”. *Bologna, Italia, s.n*.

25. Priestley, M. y Grant, D., (2005). “Viscous damping in seismic design and analysis”. *Journal of Earthquake Engineering*, pp. 9:sup2, 229-255.

26. Ramirez, O.M.; Constantinou, M.C.; Kircher, C.A.; Whittaker, A.; Johson, M.W.; Gomez, J.D.; Chrysostomou, C.Z. (2001). “Development and evaluation of simplified procedures for analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems”. *Report No. MCEER-00-0010, Revision 1, Buffalo*, USA: Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research.

27. SEAOC, (1995). “Vision 2000. Conceptual Framework for Performance Based Seismic Engineering of Buildings, Sacrament, CA”: *Structural Engineers Association of California*.

28. Symans , M.D.; Charney, F.A.; Whittaker, S.A.; Constantinou, M.C.; Kircher, C.A.; Johnson, M.W.; McNamara, R.J. (2008). “Energy dissipation systems for seismic applications: current practice and recent developments”. *Journal of Structural Engineering*, 1(134), pp. 3-21.

29. Yan, L., Gon, J. y Zhang, Q., (2018). “Investigation of Global Equivalent Damping and Statistical Relationship of Displacement Between Nonlinear Static and Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Frame Structures”. *Earthquake Spectra*, pp. (34):1311-1338.